

Estimation non invasive du couple électromagnétique des machines AC

Mohamed Omar YOUNSI^{1,2}, Olivier NINET¹, Jean-Philippe LECOINTE¹, Fabrice MORGANTI¹, Farid ZIDAT³,
Matthieu BUIRE²

¹Univ. Artois, EA 4025, Laboratoire Systèmes Electrotechniques et Environnement (LSEE), F-62400 Béthune, France

²Rio Tinto Alcan, Z.I. du Port Ouest, F-59279 Loon-Plage, France

³Cedrat, 15 Chemin de Malacher – Inovallée, F-38246 Meylan Cedex, France

RESUME –Le papier présente deux méthodes non intrusives de détermination du couple électromagnétique des machines AC directement connectées au réseau. Les grandeurs exploitées sont le courant absorbé ainsi que le champ magnétique rayonné par la machine qui, lorsqu'il est mesuré avec des capteurs placés et orientés à des endroits spécifiques autour de la carcasse, permet d'extraire des informations sur l'état de charge de la machine. Des résultats expérimentaux portent sur une machine asynchrone pour laquelle il est montré qu'une image fine de l'évolution du couple électromagnétique peut être extraite avec les méthodes proposées. L'originalité porte également sur la technique de calibration de la seconde méthode, qui donne une estimation plus précise.

Mots-clés—*Flux de dispersion, mesures non intrusives, Machines AC, Couple électromagnétique*

1. INTRODUCTION

Les moteurs électriques sont responsables respectivement de 67% et 38% de la consommation d'électricité de l'industrie et des services [1]. A l'échelle européenne, cela représente environ 36% de la consommation annuelle d'électricité (2650 TWh). Les applications énergivores sont d'ailleurs bien identifiées, à savoir la production d'air par compresseur, le pompage, la ventilation, le convoyage et les broyeurs industriels. Il est estimé que 20 à 30% d'énergie peuvent être économisés sur ces applications. En 2014, la norme CEI 60034-30-1:2014 [2] a défini les rendements minimaux des moteurs asynchrones triphasés et, depuis 2015, elle interdit la commercialisation des moteurs affichant un rendement inférieur à celui de la Classe IE3. Cependant, et cet aspect est souvent oublié, le rendement d'un moteur électrique est tributaire de la charge qui lui est imposée. Aussi, une des difficultés est de pouvoir déterminer au sein de process industriels quelle est l'adéquation du moteur à sa charge, celle-ci évoluant avec le système en lui-même ou avec les réfections conduisant à des augmentations non nécessaires de la puissance des moteurs, et cela sans arrêt de la chaîne de production [3].

L'objectif de cet article est de montrer comment il est possible d'estimer finement et de manière non invasive le couple électromagnétique des machines électriques tournantes à courant alternatif directement connectées au réseau, et cela à des fins de diagnostics énergétiques [4]. L'originalité de la méthode proposée réside dans l'exploitation du champ de dispersion de la machine. Les applications sont multiples avec des

fonctionnalités de diagnostics énergétiques ou de défauts [5, 6, 7]. Par exemple, des travaux relatifs à l'analyse harmonique du champ rayonné [8] permettent de diagnostiquer des barres cassées ou des défauts inter-spires. La première partie présente ce qu'est le flux de dispersion, avec quels capteurs le mesurer et la manière de les disposer. La seconde partie est dévolue à la caractérisation du flux de dispersion autour de la machine tandis que la troisième partie présente, via des mesures effectuées sur une machine asynchrone de 11kW – 4 pôles, les deux méthodes d'estimation non invasive du couple électromagnétique.

2. APPROCHE THEORIQUE

2.1. Estimation du couple électromagnétique

Considérons un moteur triphasé à p paires de pôles alimenté par un système équilibré de tensions. Les indices X_0 et X_n indiquent respectivement les valeurs à vide et au point de fonctionnement nominal. L'indice inférieur (l) indique le fondamental $X_{(l)}$ de la grandeur X .

En négligeant les pertes fer, le couple électromagnétique peut être déterminé avec l'équation (1), où $\psi_{m,(1)}$ et $I_{(1)}^s$ représentent respectivement les vecteurs espaces du fondamental du flux magnétisant $\underline{\psi}_{m,(1)}$, du courant statorique $\underline{I}_{(1)}^s$ et $\delta_{(1)}^s$ le déphasage entre ces deux grandeurs.

$$\Gamma_e = \frac{3}{2} p \psi_{m,(1)} I_{(1)}^s \sin(\delta_{(1)}^s) \quad (1)$$

Rendre l'estimation du couple électromagnétique la moins invasive possible nécessite de s'appuyer sur l'exploitation de grandeurs externes à la machine. Si la mesure du courant ne pose pas de problème, celle de $\psi_{m,(1)}$ est plus retorse. La méthode proposée s'appuie sur la mesure d'une image de ce flux : le flux de dispersion rayonné par la machine.

2.2. Caractérisation du flux de dispersion

Le flux de dispersion correspond au champ magnétique rayonné par une machine autour de sa carcasse. Ce phénomène s'explique par l'incapacité de la machine à canaliser parfaitement le flux qu'elle produit. Il évolue dans l'environnement proche des machines tournantes. Le flux externe est généré par deux sources distinctes [9, 10]. La

première source est constituée des parties droites des conducteurs logés dans les encoches qui, lorsqu'ils sont traversés par le courant d'alimentation, conduisent à l'établissement du flux d'entrefer. Ce flux d'entrefer n'étant pas parfaitement canalisé dans la culasse statorique, une partie se referme dans la carcasse et les flasques, mais également, dans l'air. Cette source génère le flux de dispersion transversal, que l'on peut décomposer en une composante normale et une composante tangentielle. La deuxième source du flux de dispersion est constituée des parties des conducteurs qui ne sont pas logées dans les encoches (têtes de bobines) qui produisent un champ qui est mal canalisé dans la carcasse et les flasques et dont une partie se referme dans l'air également. Cette seconde source génère du flux de dispersion axial suivant les axes Z et normal. La composante tangentielle du flux de dispersion axial est faible relativement aux deux autres composantes.

Le fait que les deux sources du champ de dispersion, axiale et transversale, possèdent une composante normale, ainsi que l'absence de point remarquable dans son évolution rendent cette composante difficilement exploitable. Des travaux antérieurs [11] ont montré que la différenciation des sources du champ externe permet d'identifier la composante tangentielle comme étant une image fiable du champ d'entrefer.

Des travaux antérieurs [12] ont montré que les courants de Foucault qui s'établissent dans la carcasse et les flasques, affectent le module et la phase des trois composantes du champ de dispersion. L'atténuation est d'autant plus importante que la résistivité du matériau constituant la carcasse et les flasques est faible et que sa perméabilité est élevée.

Plusieurs types de capteurs [13, 14] peuvent être utilisés pour mesurer ces champs de faibles niveaux dans les trois plans illustrés sur la Figure 1 : normal (en bleu), tangentiel (en vert) et axial (en rouge). Dans le présent travail, un capteur bobiné de 200 spires (Fig. 2) est utilisé.

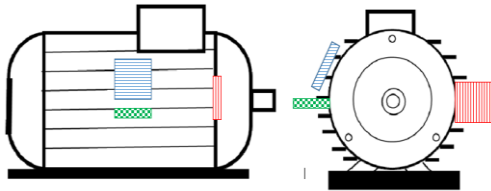


Fig.1 Différentes positions du capteur

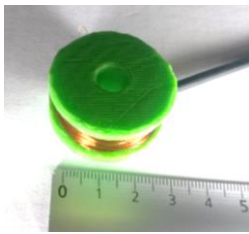


Fig.2 Photographie du capteur de champ de dispersion utilisé dans ce travail

Les évolutions des trois composantes du champ de dispersion sont données à la Figure 3 sur laquelle les effets d'extrémités et la constance de la composante tangentielle le long du circuit magnétique sont bien mis en évidence. Ces mesures sont réalisées à vide avec un capteur triaxial.

La Figure 3 montre bien que la position du capteur le long de la machine n'a pas d'incidence sur la mesure de la composante tangentielle du flux externe. Par conséquent, le capteur doit être callé en position TAN, approximativement au milieu du paquet de tôles statoriques.

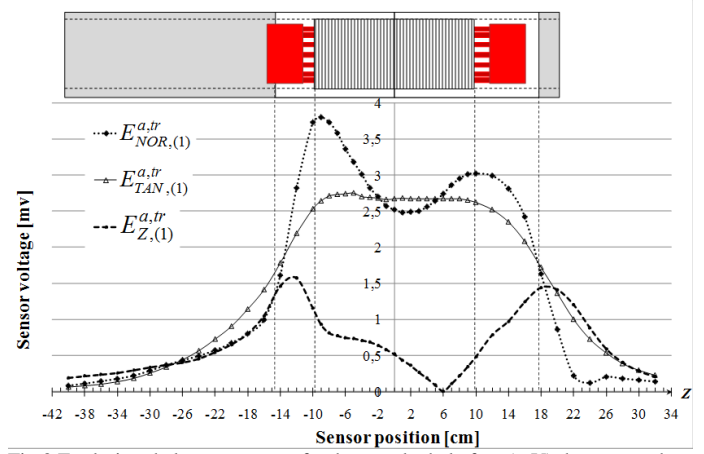


Fig.3 Evolution de la composante fondamentale de la fem (mV) du capteur de champ de dispersion le long de la machine [11]

3. ESTIMATION NON INVASIVE DU COUPLE ELECTROMAGNETIQUE

3.1. Première méthode

Une première possibilité pour estimer le couple électromagnétique consiste à n'utiliser que la mesure du courant de ligne, qui peut être faite sans ouvrir le circuit. Le procédé est assez empirique puisqu'il consiste à considérer le couple proportionnel au courant de phase.

Les auteurs de [15] proposent un protocole « *ProtoI1* » d'estimation du couple à partir d'une mesure du courant uniquement en se basant sur l'hypothèse d'une variation linéaire du couple électromagnétique avec le courant statorique sur toute la plage de fonctionnement de la machine.

Un second protocole « *ProtoI2* » d'estimation du couple à partir de la mesure du courant statorique est proposée dans [16]. La différence entre les deux méthodes « *ProtoI1* » et « *ProtoI2* » réside dans l'ajustement apporté au coefficient de proportionnalité entre le couple est le courant. En effet, cet ajustement fait suite au constat que la proportionnalité du couple avec le courant absorbé n'est vérifiée que pour des valeurs du couple supérieurs à $\frac{\Gamma_{e,n}}{3}$.

Malheureusement, l'hypothèse d'une variation linéaire du couple avec le courant n'est pas vérifiée pour les fonctionnements proches du point à vide. Pour accroître la précision de l'estimation du couple à partir d'une mesure du courant, particulièrement à faible charge, nous avons développé un protocole « *ProtoI* » qui, basé sur les deux méthodes citées dans [15] et [16], conduit au couple électromagnétique avec une précision inférieure à 15%, à partir de la mesure du courant statorique uniquement. Le protocole « *ProtoI* » peut être décrit par le système suivant :

$$\Gamma_e = \begin{cases} \frac{ProtoI1 + ProtoI2}{2} & ; \text{ si } I_{(1)}^s < 0.5 I_{(1),n}^s \\ ProtoI2 & ; \text{ sinon} \end{cases} \quad (2)$$

Cette méthode présente l'avantage de ne pas nécessiter de calibration, hormis les informations de base de la plaque signalétique, et permet d'avoir une bonne estimation de l'état de charge de la machine.

3.2. Deuxième méthode

Rendre l'estimation du couple électromagnétique plus précise, tout en restant non-invasive, s'appuie sur la mesure de la composante tangentielle de l'onde fondamentale du flux de dispersion qui donne une image de la f.e.m d'entrefer $E_{(1)}^s$.

En effet, la f.e.m. $E_{(1)}^s$ résulte de l'intégration du fondamental du flux d'entrefer $\psi_{m,(1)}$ sur l'ouverture des bobines constituant une phase.

Un capteur bobiné disposé en position TAN sur la carcasse de la machine mesure la composante fondamentale tangentielle $\psi_{TAN,(1)}$ du flux de dispersion rayonné par la machine. Afin de tenir compte des effets engendrés par la carcasse, la composante fondamentale tangentielle du flux de dispersion peut être exprimée à partir de l'équation (3), où χ est le rapport entre les surfaces présentées par l'enroulement d'une phase et le capteur et $\underline{K}_{(1)}$ le facteur d'atténuation dû au circuit magnétique statorique et à la carcasse, et éventuellement au vide entre le capteur et la carcasse.

$$\underline{\psi}_{TAN,(1)} = \chi \underline{K}_{(1)} \underline{\psi}_{m,(1)} \quad (3)$$

Le facteur d'atténuation est défini par l'équation (4) où φ_{cf} est le déphasage engendré par les courants de Foucault qui circulent dans la carcasse :

$$\underline{K}_{(1)} = K_{(1)} e^{j\varphi_{cf}} \quad (4)$$

Dans les développements effectués par R. Romary [9], il a été démontré que, à fréquence d'alimentation donnée et si la saturation est négligée, le facteur d'atténuation et le déphasage qu'il provoque ne dépendent pas du courant statorique et que, par conséquent, ils peuvent être considérés comme étant des constantes.

La loi de Lenz-Faraday nous permet d'écrire l'équation (5) qui lie la f.e.m. $E_{(1)}^s$ au flux $\psi_{m,(1)}$

$$\underline{E}_{(1)}^s = -\omega \underline{\psi}_{m,(1)} e^{j\left(\omega t - \delta_{(1)}^s + \frac{\pi}{2}\right)} \quad (5)$$

Par ailleurs, le fondamental de la f.e.m. $e_{TAN,(1)}$ induite dans le capteur et générée par $\underline{\psi}_{TAN,(1)}$ s'écrit alors :

$$\underline{E}_{TAN,(1)} = K' \underline{E}_{(1)}^s e^{j(\varphi_{cf} + \varphi_{pc})} \quad (6)$$

où K' est un coefficient d'atténuation, qui est constant à fréquence donnée, et φ_{pc} le déphasage introduit par la position aléatoire du capteur.

Ainsi, la relation entre la f.e.m. induite dans le capteur et le flux $\psi_{m,(1)}$ est donnée à l'équation (7) où $\varphi_{cfpc} = \varphi_{cf} + \varphi_{pc}$.

$$\underline{E}_{TAN,(1)} = \left(-\omega K' e^{j\left(\varphi_{cfpc} + \frac{\pi}{2}\right)} \right) \underline{\psi}_{m,(1)} \quad (7)$$

L'équation (7) permet de remplacer la mesure du flux $\psi_{m,(1)}$ par celle de la tension $\underline{E}_{TAN,(1)}$ dans l'expression du couple donnée à l'équation (1).

Cependant, pour avoir une estimation du couple électromagnétique en s'affranchissant d'une mesure de $\psi_{m,(1)}$, il est nécessaire de déterminer l'angle $\delta_{(1)}^s$ intervenant dans

l'équation (1) à partir de la mesure du courant d'une phase et du flux externe.

Etant donné que la grandeur mesurée au niveau du petit capteur bobiné est une tension, cette dernière est déphasée de $\pi/2$ par rapport au flux externe qui traverse la surface du capteur. Par ailleurs, les courants de Foucault qui siègent au niveau de la carcasse de la machine ainsi que la position aléatoire du capteur introduisent un déphasage supplémentaire de $\varphi_{cfpc} = \varphi_{cf} + \varphi_{pc}$. Ce dernier déphasage est constant à fréquence d'alimentation donnée.

Par conséquent, et comme illustré sur le diagramme vectoriel de la Figure 4 où les pertes fer sont négligées, le déphasage $\delta_{(1)}^s$ entre les composantes fondamentales du courant statorique et du flux magnétisant est donné par :

$$\delta_{(1)}^s = \frac{\pi}{2} + \varphi_{cfpc} - \beta_{TAN,(1)} \quad (8)$$

Finalement, et à partir des équations (1), (7) et (8), le couple électromagnétique peut être estimé à partir d'une mesure du courant d'une phase statorique et de la composante tangentielle du flux de dispersion comme donné à l'équation (9), où

$$G = \frac{3p}{2\omega K'}. \text{ Cette méthode sera appelée « ProtoIF ».}$$

$$\Gamma_e = G E_{TAN,(1)} I_{(1)}^s \sin \left(\beta_{TAN,(1)} - \left(\frac{\pi}{2} + \varphi_{cfpc} \right) \right) \quad (9)$$

4. CALIBRATION DE LA METHODE « PROTOIF »

L'estimation du couple électromagnétique par la méthode « ProtoI » ne nécessite de connaître que les valeurs du courant nominal et du courant à vide de la machine [6, 7]. Si la valeur du courant nominal peut être prélevée sur la plaque signalétique de la machine, celle du courant à vide est calculée à partir du schéma monophasé équivalent dont les éléments sont estimés en se basant sur les données disponibles sur les catalogues des constructeurs de machines. Si ces données ne sont pas disponibles, le courant à vide peut être estimé à 40% de sa valeur nominale. Cette méthode, « ProtoI », donne toujours une estimation du couple quel que soit l'état de charge de la machine.

Cependant, pour avoir une estimation du couple électromagnétique par le protocole « ProtoIF », défini par l'équation (9), il est nécessaire de définir les valeurs des constantes G et φ_{cfpc} .

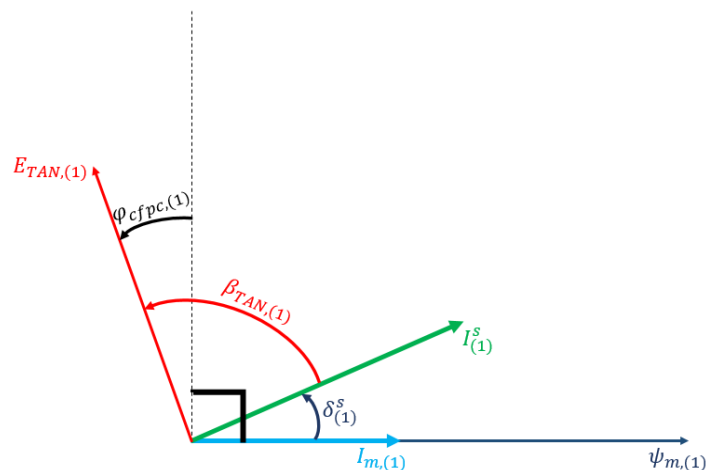


Fig.4 Diagramme vectoriel négligeant les pertes fer

4.1. Détermination du déphasage constant φ_{cpc}

A vide, le déphasage $\delta_{(1),0}^s$ du courant statorique $I_{(1)}^s$ par rapport au flux magnétisant $\psi_{m,(1)}$ est quasiment nul. Par conséquent, l'équation (8) devient :

$$\delta_{(1),0}^s = \frac{\pi}{2} + \varphi_{cpc} - \beta_{TAN,(1),0} \approx 0 \quad (10)$$

Nous pouvons donc déterminer la phase constante φ_{cpc} à partir de la mesure du déphasage du fondamental de la composante tangentielle du flux de dispersion $\underline{E}_{TAN,(1)}$ par rapport au fondamental du courant d'une phase statorique comme suit :

$$\left(\frac{\pi}{2} + \varphi_{cpc} \right) = \beta_{TAN,(1),0} \quad (11)$$

4.2. Détermination de la constante G

Le facteur d'atténuation G étant constant, il peut être déterminé au point de fonctionnement nominal sachant que les valeurs du couple nominal et du courant nominal peuvent être estimées à partir de la plaque signalétique. Il est important de déterminer G au régime nominal car c'est le point de fonctionnement où la machine est le moins saturée, là où la définition de G est la plus juste. Au fonctionnement nominal, l'équation (9) donne :

$$I_{e,n} = G E_{TAN,(1),n} I_{(1),n}^s \sin(\beta_{TAN,(1),n} - \beta_{TAN,(1),0}) \quad (12)$$

Le facteur d'atténuation est donc donné par :

$$G = \frac{I_{e,n}}{E_{TAN,(1),n} I_{(1),n}^s \sin(\beta_{TAN,(1),n} - \beta_{TAN,(1),0})} \quad (13)$$

Ainsi, et afin d'avoir une estimation du couple par la méthode « *ProtoIF* », il est nécessaire de calibrer ce protocole. Cette calibration s'effectue en deux étapes. La première est une mesure proche du fonctionnement à vide du déphasage $\beta_{TAN,(1),0}$ entre les fondamentaux de la composante tangentielle du flux externe et le courant statorique. La seconde étape est la mesure au point de fonctionnement nominal du fondamental de la tension $E_{TAN,(1),n}$ aux bornes du capteur de flux de dispersion placé en position TAN, ainsi que le déphasage $\beta_{TAN,(1),n}$ de $E_{TAN,(1),n}$ par rapport au courant d'une phase statorique $I_{(1),n}^s$.

5. ALGORITHME GENERAL POUR L'ESTIMATION DU COUPLE ELECTROMAGNETIQUE

Les deux méthodes d'estimation non invasive du couple électromagnétique que nous utilisons ont été choisies pour leur complémentarité. En effet, le « *ProtoI* » peut être utilisé quel que soit le point de fonctionnement sans nécessiter d'étalonnage. Le « *ProtoIF* » quant à lui, présente l'avantage d'estimer le couple électromagnétique avec plus de précision que le « *ProtoI* », mais n'est utilisable qu'à partir du moment où le calibrage est fait. L'algorithme général utilisé pour l'estimation du couple électromagnétique est présenté à la Figure 5.

6. VALIDATION EXPERIMENTALE

Les deux méthodes ont été appliquées à un moteur asynchrone LS160MP, 2 paires de pôles, 11kW de Classe IE2. Le courant est mesuré avec une pince ampèremétrique et un

capteur bobiné de 200 spires est placé en position tangentielle sur la carcasse du moteur comme illustrés sur la Figure 6.

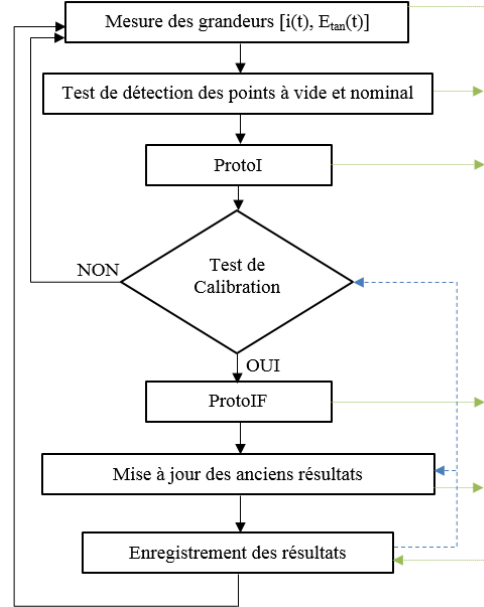


Fig.5 Organigramme de l'algorithme d'estimation du couple

Les mesures des composantes fondamentales du courant statorique $I_{(1)}^s$, de la tension $E_{TAN,(1)}$ ainsi que le déphasage $\beta_{TAN,(1)}$ entre ces deux grandeurs sont réalisées avec un analyseur de spectre *Brüel & Kjær* et du logiciel *Pulse*. Le couple électromagnétique théorique est obtenu à partir du schéma monophasé équivalent de la machine dont les éléments sont déterminés par des essais classiques d'identification des paramètres internes.

Les résultats, illustrés sur la Figure 7, montrent que les trois protocoles d'estimation basés uniquement sur une mesure du courant permettent d'apprécier l'évolution du couple électromagnétique avec une bonne précision pour les points de fonctionnement supérieurs à la mi-charge. Cependant, la méthode « *ProtoI* » permet d'estimer le couple avec une meilleure précision comparée aux deux méthodes « *ProtoII* » et « *ProtoI2* », proposées respectivement par [15] et [16], et cela pour les fonctionnements à faible niveau de charge. Néanmoins, cette méthode donne des résultats avec une erreur relative trop importante (>10%) pour les fonctionnements à faibles niveau de charge. A contrario, la méthode « *ProtoIF* », une fois la procédure de calibration effectuée, conduit à une estimation du couple électromagnétique avec des erreurs relatives inférieures à 5% et ce, sur toute la plage de fonctionnement telle que présenté sur la Figure 8.

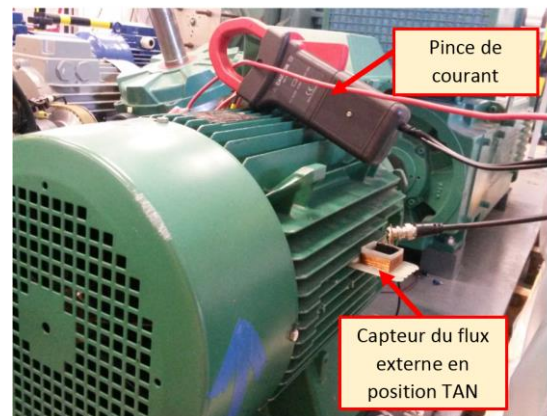


Fig.5 Photo des capteurs disposés sur un moteur asynchrone 11kW

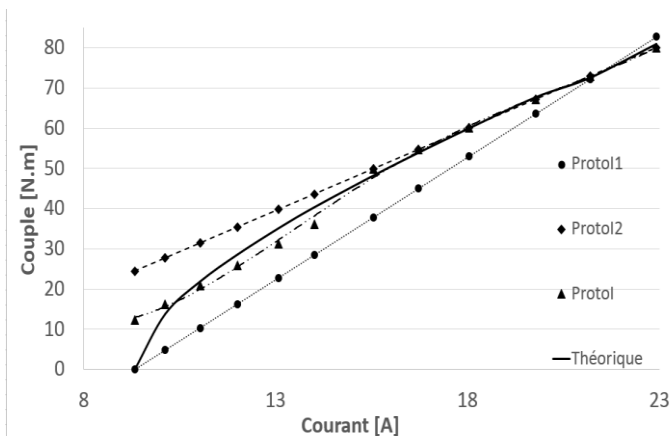


Fig.6 Evolution des couples électromagnétiques théorique et estimés à partir de la mesure du courant « ProtoI1 » [15], « ProtoI2 » [16] et « ProtoI »

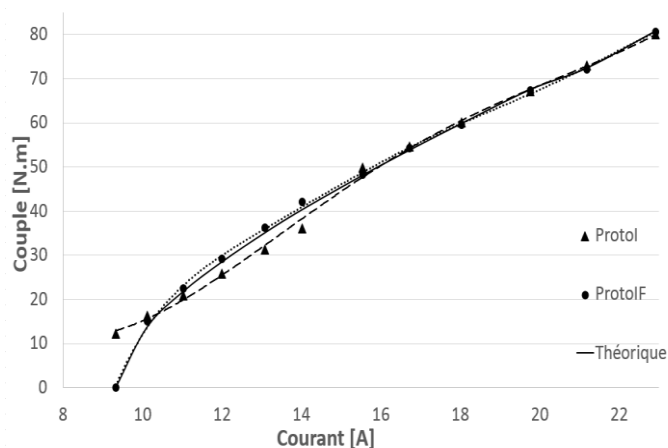


Fig.7 Evolution des couples électromagnétiques théorique et estimés par les deux méthodes « ProtoI » et « ProtoIF »

7. CONCLUSION

Le papier présente deux méthodes non invasives d'estimation du couple électromagnétique des machines tournantes à courant alternatif directement alimentées par le réseau. La première, basée uniquement sur la mesure du courant d'une phase statorique, donne une estimation du couple avec une erreur relative inférieure à 15%. Pour augmenter significativement la précision, en particulier pour les fonctionnements à faible niveau de charge, une seconde méthode, toujours non invasive, est présentée. Cette deuxième méthode, intitulée « ProtoIF », nécessite les mesures simultanées du courant absorbé par une phase statorique et de la composante tangentielle du flux externe ainsi que le déphasage entre ces deux grandeurs. Cependant, ce second protocole « ProtoIF », qui donne le couple électromagnétique avec une erreur relative inférieure à 5% sur toute la plage de fonctionnement de la machine, nécessite une phase de calibration. L'exploitation du flux de dispersion constitue l'originalité de ce papier. Des résultats expérimentaux permettent d'illustrer et de comparer les deux méthodes d'estimation du couple proposées et leurs efficacités.

8. REMERCIEMENTS

Ce travail a reçu le support de Rio Tinto Alcan et de la CCI (Chambre du Commerce et de l'Industrie) Côte d'Opale. Il s'inscrit dans le cadre du pôle MEDEE (Maîtrise Énergétique des Entraînements Électriques).

9. REFERENCES

- [1] "Bilan Prévisionnel de l'équilibre offre-demande d'électricité en France", RTE, Edition 2015.
- [2] "International Standard IEC 60034 Rotating Electrical Machines - Part 30-1 : Efficiency classes of line operated AC motors (IE code)", 2014.
- [3] T. Jacq, "Devices Multi-Sensors (D.M.S) for Electrical Motors." In *EEMODS '09 Conference*, 2010, vol. 1, September 2009, pp. 14–17.
- [4] S. Salon, S. Bhatia, and D. Burow, "Some Aspects of Torque Calculations in Electrical Machines," in *IEEE Transactions on Magnetics*, 1997, vol. 33, no. 2, pp. 2018–2021.
- [5] K. M. Siddiqui, K. Sahay, and V. K. Giri, "Health Monitoring and Fault Diagnosis in Induction Motor- A Review," in *International Journal of Advanced Research in Electrical, Electronics and Instrumentation Engineering*, pp. 6549–6565, 2014.
- [6] L. Frosini, C. Harli, and L. Szabó, "Induction Machine Bearing Fault Detection by Means of Statistical Processing of the Stray Flux Measurement," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 62, no. 3, pp. 1846–1854, 2015.
- [7] M. Cuevas, R. Romary, J.-P. Lecoite, and T. Jacq, "Non-invasive Detection of Rotor Short-Circuit Fault in Synchronous Machines by Analysis of Stray Magnetic Field and Frame Vibrations," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 9464, no. c, pp. 1–1, 2016.
- [8] K. Saad, G. Mirzaeva, "Space Harmonics Analysis of the Main Air Gap Flux of Induction motor and its applicability to Detect Faults ", *Power Engineering Conference (AUPEC)*, 2014 Australasian Universities Year: 2014 Pages: 1 - 6.
- [9] R. Romary, "Etude et exploitation des phénomènes générés par les harmoniques d'induction dans les machines électriques." Rapport de synthèse en vue d'obtenir l'habilitation à diriger des recherches, Béthune 28/11/2007.
- [10] Henao H, Demian C, Capolino GA. A frequency-domain detection of stator winding faults in induction machines using an external flux sensor. in *IEEE Transaction on Industry Applications*, 2003;39(5):1272–9.
- [11] F. Zidat, J. P. Lecoite, F. Morganti, J. F. Brudny, T. Jacq, F. Streiff "Non Invasive Sensors for Monitoring the Efficiency of AC Electrical Rotating Machines", *Sensors*, 10(8):7874-95, 2010.
- [12] J. P. Lecoite, F. Morganti, F. Zidat, J. F. Brudny, R. Romary, T. Jacq, and F. Streiff, "Effects of external yoke and clamping-plates on AC motor external field," *IET Sci. Meas. Technol.*, vol. 6, no. 5, p. 350, 2012.
- [13] A. L. Herrera-May, L. a. Aguilera-Cortés, P. J. García-Ramírez, and E. Manjarrez, "Resonant Magnetic Field Sensors Based On MEMS Technology," *Sensors*, vol. 9, no. 10, pp. 7785–7813, Sep. 2009.
- [14] A. Bellini, S. Concar, G. Franceschini, C. Tassoni, and A. Toscani, "Vibrations, currents and stray flux signals to asses induction motor rotor condition," in *IEEE IECON*, Paris, France, 2006, pp. 4963–4968.
- [15] F. Zidat, J.-P. Lecoite, F. Morganti, J.-F. Brudny, T. Jacq, and F. Streiff, "Conception of a wireless cell for the energy consumption diagnosis of AC rotating machines," *2010 IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, 2010, pp. 3351–3355.
- [16] F. Zidat, "Sur la conception d'une cellule de suivi des performances d'éco-efficacité énergétique des machines électriques tournantes à courants alternatifs", Thèse de Doctorat de l'Université d'Artois, 2012.